# 空気膜構造の作用風圧と構造強度に必要な内圧制御に関する基礎的研究 (角丸長方形の平面を持つ最小曲面積形態に対する風洞実験)

加藤 優輝<sup>11</sup> 丸田 榮藏<sup>42</sup>

梗 概

本論文は角丸長方形の平面を持つ最小曲面積形態の空気膜構造模型について風洞実験を行ったもの であり、縮尺 1/250 の剛模型およびシリコンの薄膜柔模型に対する作用風圧、並びにレーザー変位計を組 み込んだ内圧計測手法、制御手法および線形性状について検討している。風洞実験は、膜体に作用する 平均・変動・ピーク風圧の性状を調べるとともに風荷重評価について検討し、あわせて強風時の膜体変形 に対する風圧抵抗に必要な内圧についても検討している。なお、風洞気流は一様流と相似性を考慮した 境界層流とし、実験模型はライズを変化させ、風向は 0~90°で 22.5°ピッチで行っている。

# 1. はじめに

我が国の空気膜構造 <sup>11~1.3</sup>は、一重膜構造に限定しても、 USA パビリオン(1970)や千里セルシーレジャーセンター (1973)など比較的寿命の短い万博展示施設および、鹿島エア ードーム(1985)や我が国を代表する東京ドーム(1988)などの恒 久的巨大空気膜ドームに見られるように、現時点に比べ1970年 ~1990年代において比較的多く建設されてきた。

当時は、わが国でも空気膜構造の建設に向けて川村 1.4~1.7, 中山・石井等 1.8,1.9, 岩佐・叉木・岡田等 1.10~1.12, 藤井等 1.13, 吉 田等 1.14によって風荷重に対応するべく数多くの風洞実験や実 測等の研究が進められてきた。ことに、空気膜構造は、室内に 空気を注入し膨張させて造る薄膜構造であることから、強風時に は構造全体が風圧によって著しい変形や膜振動を伴い膜材の 炸裂など危険な状況に至ることもある。これらの安全性を確保す る意味で、大変形に対抗するべく室内に空気を挿入し、内圧を 高める制御手段が求められる。本郷 1.15・最上 1.10, 川村等 1.4,1.5,1.17, 岡田等 1.11, 中山 1.9 および, G.Beger 1.18 による薄膜の 柔模型による風洞実験や中間試験体による実測が行われ、変 形の性状や内圧制御法の基礎的な検討が試みられてきた。

我が国においても、1970年に設計基準<sup>1.19</sup>を設けて、空気膜 構造の設計対応が図られてきた。これら設計基準の対象として いる空気膜形状が半球、円筒形、ラドームにほぼ限定され、しか も根拠とされる実験データのほとんどがG.Beger<sup>1.18</sup>の風洞実験 結果に代表されるように一様流下のものと想定される。また昨今 の建築構造に対する風荷重は、自然風を模擬した相似境界層 流下のデータを基軸にした設定が世界的な傾向にあるにもか かわらず現状にマッチした設計値が示されていない。 さらに、空気膜構造は、形態的にも多様性が期待できる構造形 式でありながら建設が増えていないのが現状である。これには、 設計に用いる風荷重の設定において、旧来からも指摘<sup>1,3</sup>されて きたように、膜形状の風力係数に関するデータ不足にある。これ らの問題点を解決して行く上でも、設計資料に供する基礎的デ ータの蓄積が期待されているものと考える。

本研究は、①空気膜構造に作用する内・外圧の性状、②構造 安全に必要な内圧制御、③設計用風荷重にかかわる外圧係数 の評価の3項目に関する検討を風洞実験によって試みたもので ある。実験のプロセス以下のとおりである。

- 先ずは風速を変化させることによって生じる膜構造の変形性 状を把握するべく、シリコン製の薄膜模型によって安全限界時 の変形状態を見出す。
- 2)次いでこれまでの空気膜構造の基準値と示されている構造安 全に必要な内圧に対して提案されてきた経緯を探るため、旧 来導入された一様流による内圧制御方法によって基準速度圧 との関係を示す。
- 3)自然風中の現象を推定するべく、シミュレーションを考慮した 気流中の内圧制御実験から一様流による結果との差異を明ら かにする。
- 4)境界層流の剛模型と柔模型による風洞実験から、剛模型による風力係数の活用のための関係定数を検討する。

5)剛模型を用いた境界層流の外圧係数に関する結果から,風 荷重算定のための提案を行う。

本論文においては、これまであまり扱われてこなかった角丸長 方形の平面を持ち、かつ石鹸膜で形成される最少曲面積形態 の空気膜構造を対象とし、ライズ比変化および、風向変化による

- \*1 日本大学大学院生産工学研究科建築工学専攻 大学院生
- \*2 日本大学生産工学部教授・工博

性状について一様流と境界層流の2種類の気流での風洞実験 を行ったものである。

# 2. 実験方法

2.1 使用風洞および,実験気流

本論文では一様流と境界層流下での実験を行っている。 1)ゲッチンゲン風洞と気流の再現

ー様流の実験は、日本大学生産工学部所有のゲッチンゲン型 単帰回流風洞を用いている(Fig.1)。風洞の吹き出し口は 2.0m ×2.0m,吸い込み口は 4.2m×4.2m,測定部の長さは 5m で あり、出力風速範囲は 1.0m/s~60.0m/s,かつ乱れの強さは 0.5%以下で整流されている。一様流の作成は、地盤板表面に アクリル板を貼り、先端の形状により剥離を取り除き、内部境界 層をできるだけ小さく地盤上 20mm に止める工夫をしている (Fig.1)。



Fig.1 Experiments in göttingen-type wind tunnel



Fig.2 Wind profile (uniform flow) 2)境界層風洞と気流の Simulation

境界層流の実験は、日本大学生産工学部所有のエッフェル型 境界層風洞を用いている(Fig.3)。測定洞断面は幅 2.2m×高さ 1.85m, 風路 17.3m(Fetch=13.1m)である。風洞気流は、縮尺 1/250 の地表面粗度区分 IV に見合った自然風を再現したもの であり、丸田の方法<sup>2.1</sup>による Roughness Block の配置、また風 上に Counihan タイプの Vortex generator、そして「のこぎり状」 の Barrier を設けた(Fig.3)。 Fig.4 は、風速と乱れの強さの u.v.w-3 成分に対する鉛直分布 を示し、日本建築学会荷重指針<sup>220</sup>との比較によって縮尺率 1/250の再現性が確認されている。さらに、u-成分乱れの積分ス ケールに対する鉛直分布(Fig.5)、盤上高さ 40mm(実寸で 10m)位置における u.v.w-3 成分の変動風速パワースペクトルを 示し u-成分については Karman spectrum との比較(Fig.6)、 並びにレイノルズ応力の鉛直分布(Fig.7)を示した。いずれの結 果に対しても縮尺率 1/250 の再現性が確認されている。



Fig.3 Boundary layer wind tunnel and simulation devices





Fig.5 Integral scale of turbulence by boundary layer simulation



#### 2.2 使用模型と制作

実験模型の平面形状はこれまでの膜構造物施設 <sup>1.1),1.2)</sup>を参考 に角丸長方形とし,石鹸膜による最小曲面積形態<sup>2.3)</sup>としている。 模型の寸法は縦横200mm×300mm,模型ライズ(f)を30mm, 60mm, 100mm の三種類としている。各模型は短辺方向を代 表長さ D(=200mm)とするライズ比(f/D)はそれぞれ 0.15, 0.3, 0.5 である。また,模型の縮尺は 1/250 とした場合,実スケール 換算で縦横 50m×75m, ライズはそれぞれ 7.5m, 15m, 25m 相当となる(Fig.8)。



Fig.8 Plan and elevation of dome model

# 1) 風圧計測用剛模型

剛模型は fD=0.15, 0.3, 0.5 の三種類の石膏雌型を作成した のち, エポキシパテ塗布することにより作成している。模型の風 圧測定孔はそれぞれ 193 点とし, 内径 1.5mm, 長さ 1.2m のビ ニールチューブを用いている。また, 風圧孔の配置方法は Fig.9に示すような平面上の模型中心点から11.25°ピッチの各 断面の円弧長さが測定孔間で等しくなるよう配置している。なお、 模型頂部付近では風圧孔間が他の風圧孔に比べ密であったた め、22.5°ピッチで測定孔を間引きしている。



Fig.9 The wind pressure taps of a model

# 2) 風圧計測用柔模型

模型はfD=0.5に限定し、シリコンを材料とする厚さ0.2mmの 薄膜に49点の風圧孔を配置した。風圧測定孔は模型中心から 30°刻みとし、剛模型と同様に測定孔間の円弧長さが等しくな るようにした。なお、風圧測定孔は、柔らかい模型膜に設ける必 要からG. Beger<sup>1.18</sup>に倣い膜体にニップルを取り付け、かつチ ューブによる変形の拘束が少なくなるよう配慮した(Fig.10)。



Fig.10 Flexible model for pressure measurements

# 3)変形および内圧制御の柔模型

柔模型は、風圧測定用の模型と同様に、fD=0.5 を対象とし雄型と雌型の隙間を設け、シリコンを流し込む方法で制作した。なお、膜厚は0.5mmとしている(Photo.1)。



View from 90° Photo

 $1.90^{\circ}$  View from  $0^{\circ}$  Photo.1 Flexible dome model

柔模型による実験の難点として、膜内圧をどのようにして一定 に保つかという点が挙げられ、本模型では膜模型内部に加圧し た後、空気漏れが生じない機構を設けている。具体的には、厚 さ 3mm のアクリル板のベースプレートで柔模型を挟み込み固 定することで空気漏れを少なくしている。



Fig.11 Stopper device for air leak

## 2.3 膜模型の変位計測

膜体変位の計測は、Keyence 社のレーザー変位計を用いて 行った。レーザー変位計は基準距離を 300mm(計測範囲: 200mm~400mm)とした性能である。変形図作成等の計測に 当たっては、レーザー変位計が 1Target のみによる計測である ため Fig.12 に示すように、二つの回転盤を使用して水平と垂直 の両方向に回転させて計測している。



Fig.12 Laser device to measure the deflection of dome models

また、膜体変位計測の際、アクリル板を介しての計測となるため、計測結果にアクリル板による反射や屈折の影響が生じると予想された。そのため、膜TargetとLaserの距離L,膜Targetとアクリル板の距離L'および、アクリル板のLaser入射角度 ¢を変化させレーザー変位計の特性調べた(Fig.13)。

Fig.14 は、上記の特性結果であり、計測レンジを L=23cm 前後とすると最も影響が少なく、かつ計測角度は 60°~90°までの範囲で計測を行うことによって本仕様で用いられるアクリル板の屈折による影響は生じないことを示している。



Fig.13 Parameter to measure Laser characteristics



Fig.14 Accuracy of measurement by Laser device



Fig.15 Reflection effects of Laser throw the acrylic board

# 2.4 圧力計測システム

1)外圧および内圧の計測

外圧および内圧の計測にはメロンテクノス社製とクローネ社製 の風圧計を併用し、A/D ボードがそれぞれ NI 社製と Contec 社 製と異なるがトリガー機能により同期を取ることで、224 点の同時 計測を可能にしている。

2)初期内圧の設定と調整

模型膜の膨張はミニ・コンプレッサーを用いて内圧を加えるが、 減圧弁とニードルコックを連動して用いることにより内圧の微調 整を可能することができる (Fig.16)。

初期内圧は、無風時に空気膜模型の原型(アクリル板で成形型)にフィットする状態を確認(目視による)できた状態での内圧であり、風洞実験の直前においてセットする。ただ、一様流と境界層流の実験においては以下の数値を示した。

ー様流実験では 10mmAq(98N/m<sup>2</sup>),また,境界層流実験で は 11.5mmAq(113N/m<sup>2</sup>)と相違していたが,実験最初の設定を 踏襲した。



Fig.16 Pressure measurring system

#### 3)内圧の損失量

柔模型は完全密閉を目標としたが、模型とアクリルベース板間 等から微量の圧力漏れが確認された。そこで、時間当たりの内 圧の損失量の計測を行った。結果は二分間で内圧の損失量か 0.3mmAq であり、それに伴う変位の現象が 0.08mm であった。 この漏れの量は、後述する膜体の最大変形に対し1/100以下の 値であることから二分間隔で内圧の調整を行うことで実験結果 にほぼ影響ないと見なした。

# 2.5 圧力取得方法

1)実験風速および風向

実験風速および実験風向は、Table1 に示すように実験内容に 応じて設定した。なお境界層流での風圧実験は、風洞床上の高 さ40mm(地上高さ10m 相当)での風速を実験風速としており、 また一様流に関しては風洞風速としている。

#### 2)変動風およびピーク風圧の取得

風洞実験において得られる変動風圧は、模型から導かれる圧 力導管の内径や長さによって振幅および位相に関して歪みが 生じる。本実験では、あらかじめこれらの伝達特性<sup>2,4</sup>を調べ、補 正を行っている。

# 3)データ取得

計測は、建築物荷重指針・同解説 <sup>22)</sup>に示される  $V_0=40$ m/s を 設計の基本風速とし、かつ地表面粗度区分 IV(指数  $\alpha=0.27$ )の 地域風速として換算される地上 10m 相当風速 27.8m/s に対し、 Table2 で行われる実験風速との間で求められる風速スケール と模型スケール 1/250 によって、TVL 法に従いすべてのピーク 風圧が 1 秒評価時間に対応するように時間スケールを定めた (Table 2)。また、サンプリング間隔を 1msec としてそれらの時間 スケールに応じて 10 分間相当時間の計測を行っている。なお、 ピーク風圧評価に関しては、1 秒相当時間の評価時間に対応さ せた移動平均 <sup>24)</sup>を掛け、さらに 5 波の平均値として整理してい る。

#### 2.6 風圧係数の定義

風圧係数は式(1), (2)により定義した。

Table 1 Wind velocity and directions in wind tunnel tests

	Uniform flow			
	Wind velocity (m/s)	Wind direction (°)		
Solid model	4~18	0, 90		
Flexible model	11.5(90°), 15(0°), 18	0, 90		
Inside pressure control	4~18	0, 90		
3D measures displacement	11.5(90°), 15(0°), 18	0, 90		
	Shear flow			
	Wind velocity (m/s) Wind direction (°)			
Solid model	2.5, 3, 4, 6, 8	0~90 (11.25picth)		
Flexible model	4, 6, 8	0, 90		
Inside pressure control	5~10	0, 90		
3D measures displacement				

Table 2	Velocity and	time scale fo	r various	test conditions

Wind velocity (m/s)	V scale	T scale	Number of data
2.5	1/11.1	1/22.5	32768
3	1/9.3	1/27.0	32768
4	1/7.0	1/36.0	16384
6	1/4.6	1/54.0	16384
8	1/3.5	1/71.9	8192

 $C_{pe} = P_{e}/q_{H} = (P_{s} - P_{s}')/q_{H}$  (1)

# $C_{pi} = P_i / q_H = (P_s - P_i) / q_H$ (2)

ここに、Cpe:外圧係数、Cpi:内圧係数、qH:模型項部相当高さ Hにおける基準速度圧(=0.5pVH<sup>2</sup>)、VH:H 相当の風速、 p:空気密度)、Ps:模型表面静圧、Ps'=ピトー管静圧、Pi:模型内 圧である。

#### 3. 剛模型の風圧性状

3.1 風速依存性の検討

曲面構造物では、レイノルズ数の影響により外圧係数に影響 が生じることが知られている。本研究でも外圧係数に対する風 速依存性の検討を一様流および境界層流について行った。 Fig.17は、風向 $\theta=0^{\circ}$ と90°における模型中心線上の平均風 圧係数を示している。なお、境界層風洞においてはライズ比fD の変化による比較検討についても行っている。図中のSは円弧 の周長を、またsは Dome の風上最先端から測られる周の任意 点までの長さである。また、Reynolds 数に換算すると風向 0° では  $3.4 \times 10^4 \sim 3.8 \times 10^5$ また風向 90°では  $2.4 \times 10^4 \sim 2.5 \times 10^5$ の範囲にあり 2 次元円柱に例えれば亜臨界相当の値であ る。

結果は、境界層流では模型頂部や背面部にわずかな差異が 認められるものの、風速変化による依存性は大きく影響すること はなかった。逆に一様流下では風速変化に対する依存性が大 きく影響していることが確認された。

このことは、一様流下のような乱れが小さく粘性力より慣性力が 優越する流れでは風速(Reynolds 数)の増大によって剥離点が 大きく影響を受けるが、もともと粘性力が大きく乱れの強い境界 層流下では剥離による流形に与える影響は少ないと考えられ る。





Fig.17-a) Dependence upon wind velocity/or Reynolds number

Fig.17-b) Dependence upon wind velocity/or Reynolds number

3.2 境界層流における風圧係数分布の性状

Fig.18 は、平均風圧係数のコンター図について、気流の相違 および風向変化による分布性状を示している。図は、模型の精 度や風向設定の微妙な不一致により、分布に多少のゆがみや 誤差が認められるが、一様流・境界層流ともに模型頂部付近を 最大値とした風向直交方向に横縞な分布を描いている。この傾 向は風向が変化しても同様であり、紙面の都合上表記されてい ないが、変動風圧係数や正負のピーク風圧係数についても同 様の結果を示した。なお、境界層流に比べて一様流は、入射す る風量の優位性もあり正圧・負圧ともに高い結果を示している。



Fig.18 Wind pressure coefficient distributions for solid model (Comparison with shear flow and uniform flow results)

図から,模型頂部近傍の負の風圧係数はライズ比(fD)の増大 につれて高くなるが,逆に模型背面部の圧力係数は fD が減少 するほど正の風圧係数値が大きくなることがわかる。

上記の平均風圧係数分布における正の最大値,負の最小値, 並びに最後面の部位における背圧係数(Base Pressure: B.P.)をラ イズ比(f/D)と風向変化について検討したのがFig.19である。さら に,図中には後述される柔模型の結果(\*印)についても挿入し 比較している。図から風向変化に対しても,上述の性状と全く符 合したものとなっている。また,柔模型による結果は,正圧の性 状はほぼ一致するものの,膜頂部においては負圧による膜膨 張効果により膜形状が変化し,そのことによって最小値は大きく 増大することが見出された。これらの説明は,後の膜変形およ び,柔模型の風圧性状において詳述される。



Fig.19 Maximum and minimum values of pressure coefficients occurred at the front, top/or back of dome roof-surface

#### 3.3 変動風圧の特性

# 1)変動風圧の性状

Fig.20 は、ライズ比 f/D=0.5 の風向 0° と 90° に対する変動 風圧係数 ocp の分布を示している。Fig.18 に示された平均風圧 係数が正の値を示す同図の風上部位置では、予想していた以 上に強い風圧変動が確認された。そこで、本論文には記載して いないが、模型に作用する風圧変動の特性を調べるため、193 点の同時計測された時刻歴データを、サンプリング時間ごとに 作成した風圧係数分布の連続的アニメーションにより、風上部 や模型頂部の圧力分布が左右にスウィッチングする様子を一様 流並びに境界層流の結果から確認できた。



Fig.20 Distribution of fluctuating pressure coefficients,  $\sigma_{co}$ 

これは、半球ドームではあるが B.G. Newman<sup>3.1</sup>による煙実験 において確認されたような Fig.21 に示す馬蹄形渦の形成による ものと説明される。



Fig.21 Flow pattern around the dome model

2)外圧変動のパワースペクトル性状

ここでは、境界層流の頂部風速V<sub>H</sub>=11.5m/sの結果からドーム 中心線上のパワースペクトル S<sub>p</sub>(n)を計算し、Fig.22 に示すドー ム表面の代表的な領域(風圧の淀み域 A、剥離域 B、後流域 C) におけるドーム表面に作用する変動風圧の性状について検討 した。

Fig.23-a)は、風向0°と90°に対するA点近傍のS<sub>p</sub>(n)であり、併せて入射風の速度圧変動のパワースペクトル S<sub>q</sub>(n)との比較を示している。なお、縦軸は、nS<sub>p</sub>(n)により変動パワー表示としている。図から、風圧変動のS<sub>p</sub>(n)は、速度圧変動に比べ2Hzと6Hz付近に鋭いエネルギーピークが見出された。先述の風圧分布アニメーションから2Hz付近は馬蹄形渦発生のスウィチング振動数に対応していることが分析された。また、6Hz付近は馬蹄形渦の振動数と想定された。





Fig.22 Points for the power spectra calculated on dome surface

Fig.23-a) Power spectra of external pressure at point A



Fig.23-b) Power spectra of external pressure at point B&C

Fig.23-b)は、風向0°と90°に対するB点近傍とC点近傍の Sp(n)である。図から、B点近傍の変動は、剥離による影響が大 きく発現しているが、C点では小さい。そして、風上のA点近傍 と同様に2Hzと6Hz付近にエネルギーピークが認められる。こ れは、風上のスウィチングや馬蹄渦の効果がFig.22のように伝 搬していく状況を示しているものと推察された。しかしながら、剥 離後の風圧変動にもかかわらず、明確なカルマン渦による卓越 した周波数は確認できなかった。

これらの確認として、カルマン渦が発現しやすい一様流実験から変動風圧のパワースペクトルを求め、卓越振動数から実験風速ごとのストローハル数 Stを式(3)によって算定し、剥離により形成される渦現象について調べた(Fig.24)。結果は、三原 3.2)による楕円柱と同様の傾向を示し、ストローハル数 St は亜臨界域~臨界域に相当する範囲で 0.2~0.1 に減少している。

 $S_t = n \cdot D/V_H$ 

ここに n, D, V<sub>H</sub>, はそれぞれ卓越振動数(Hz), 代表長さ (0.2m), 模型頂部風速(m/s)である。

(3)

以上の結果から,境界層流のパワースペクトルには,ストロー ハル数 St=0.2(VH=11.5m/s時)で換算される振動数 n=11Hz 付 近のスペクトルピークが見られないことからも確認できる。



Fig.24 Relation with strouhal number and wind velocity

#### 4. 柔模型の変形と内圧制御

#### 4.1 安定と不安定な変形と限界風速

Laser を組み込んだ 2.3 節の計測方法によって, Table1 の各 実験風速において風方向模型中心線上の変位の計測を行い, 変形性状の検討を行った。なお, 断面の計測は 2° ピッチで行 い,計測結果を2次元空間において座標化したのちAuto-Cad 上でスプラインにより膜体を描いている。なお、本論文では、対 象としている膜模型はライズ比fD=0.5のみである。

一様流での実験では風速変化に対して大変形に至る追跡が 比較的容易に計測できた。しかし、境界層流の実験では膜体の 振動並びに風洞出力の限界から大変形まで追跡するに至って いない。Fig.25 は、一様流での計測結果であり、初期内圧 10mmAq(98N/m<sup>2</sup>) とし、風向 0° と 90° において計測したも のである。

結果は、膜体の風上側が正圧によって凹み、頂部は負圧によって膨張する変形をする。そして、以下に示す変形角 β を超えた時点から膜面にバックリングが生じ不安定となる。

# (1)風向 0° : β=60° (2)風向 90° : β=54°

これらの結果は、状況は異なるが半球膜の FEM 解析である B.G.Newman<sup>3.1)</sup>の座屈時の角度 f/D=0.5 の 72.5°, f/D=0.37 の 62.5°とも類似する。このような結果を踏まえ、Fig.25 の角度  $\beta$  は膜体が座屈する限界、すなわちドイツ郵政省の G. Beger<sup>1.18</sup>による空気膜ドームの構造安定限界の変形状態と見 なすことができる。

結果は、膜体はある一定の風速を境に Fig.25-(c),(d)に示すような膜体風上部に座屈が生じる。この限界は風向 0°では実験 風速 15m/s,風向 90°では 11.5m/s であり、従ってこの時の変 形を構造耐力上安定な変形と仮定することとした。



(a) Stable deformation : V=15m/s (0°)



(b) Stable deformation : V=11.5 m/s (90°)



(d) Unstable deformation : V=18m/s (90°)

Fig.25 Stable and unstable deformation of air supported structures

Fig.12 において示されるように水平回転盤を回転させながら 上述の計測方法と同様の手順で,構造安定時および座屈発生 時の3次元変形の計測を行った。計測結果は,3次元空間にお いて座標化し,Fig.25と同様にAuto-Cad で描いている。



Fig.26 3D-deformation of air supported dome in uniform flow

# 4.3 膜構造強度の維持に必要な内圧

空気膜構造の設計基準 1:19では、暴風時において発生する大変形に対し、膜構造の強度を維持するために必要な内圧をかけることを規定している。本研究では、この規定値の内圧が前項で述べたように、Fig.27 に表現される変形(無風時と安全限界)に復帰させるに必要な内圧増分を $\Delta P_i$ と考え、以下の定義により必要内圧増分を風洞実験により求めた。

 $\Delta P_{i0} = P_{i0} - P_i'$   $\Delta P_{is} = P_{is} - P_i'$ (4)
(5)

ここに、 $P_i$ 'は初期内圧、 $P_{10}$ は無風時のドーム形状に復帰させる に必要な内圧で(実験では柔模型において風上面の淀み点に 位置する点の変形を元に戻すのに必要な内圧)、 $P_i$ 」は空気膜構 造が風による風上面の座屈など不安定な変形を起こさない限界 の変形に復帰させるに必要な内圧である。したがって、上式の  $\Delta P_{10}$ および  $\Delta P_i$ 」はそれぞれの風速発生時の実質的必要内圧増 分と見なされる。



Fig.27 Definition of inner pressure

# 1)内圧制御

**Fig.28**は、風速を変化させ、内圧 **P**<sub>i</sub>', **P**<sub>i0</sub>, **P**<sub>is</sub>を計測した一様流 と境界層流の結果を示している。

図から、初期内圧Pi'は、風速の増大とともに一時的に低下し、 その後再び増加に転じる。これは、低風速時ではドーム面の負 圧分布による膜変形が優位に生じ、全般的に膨張傾向となることに起因している。また、風上の正圧領域で膜面の座屈が生じる不安定な大変形を引き起こす風速では、逆に収縮させるように外圧が働いているものと考えられる。無風時の初期形状に戻すための内圧 P<sub>10</sub>は、極めて高い内圧の加圧の必要を意味している。また長辺方向から吹く風向 90°より見付面の大きな 0°の方がさらに顕著となる。この性状は、一様流と境界層流の双方で同じ傾向を示した。なお、風速 15 m/s 以上での計測は、内圧による膜体の膨張が著しく、危険と判断し制限した。

次に、構造安定に必要な内圧  $P_{is}$ が求められる風速が風向 0° で 15m/s また、風向 90° では 11.5m/s 以上であることから、 $P_{i0}$  に比べ僅かな内圧の加圧によって達成できた(Fig.25 参照)。しかし、風向 0° が 90° より低く  $P_{i0}$ の結果とは僅かに逆転した。なお、境界層流では風洞出力の制約から内圧  $P_{is}$ の計測ができていない。







Fig.28-b) Internal pressure control (shear flow)

2)必要内圧增分 ΔP<sub>i</sub>

**Fig.29-a)** は、 $\Delta P_{i0}$ および $\Delta P_{is}$ に対する一様流の結果を表している。図から初期の変形に戻すための内圧増分 $\Delta P_{i0}$ は、以下の関係を示している。

風向  $0^{\circ}$  に対して、 $\Delta P_{i0}$ =2.7 $q_{H}$ - $P_{i}^{\circ}$ 

風向 90° に対して, ΔP<sub>i0</sub>=1.9q<sub>H</sub>-P<sub>i</sub>'

ドーム頂部相当の速度王  $q_{\mu}$ に対して約 2~3 倍の高い内圧を 必要とした。また、構造安定に必要な内圧増分  $\Delta P_{is}$  について は、

風向 0° に対して、  $\Delta P_{is}=0.56q_{H}-P_{i}$ 

風向 90° に対して、 ΔP<sub>is</sub>=0.64q<sub>H</sub>-P<sub>i</sub>?

である。これらの構造安定化に要する内圧増分 ΔP<sub>is</sub>は、空気膜 構造基準<sup>1.19</sup>およびドイツ郵政省研究<sup>1.18</sup>で適用・提案されてき た球体(0.7q)並びに球形端部付円筒形(0.6q)などの数値に関し て、見付の形状で見ると近似するものである。従って、空気膜構 造基準による構造安定に必要な内圧は、一様流実験に基づくも のと推察される。



Fig.29-a) Internal pressure to stabilize the structure (uniform flow)

Fig.29-b)は前述したように境界層流の結果であり  $\Delta P_{i0}$  のみを示している。

風向 0° に対して, ΔP<sub>i0</sub>=1.74q<sub>H</sub>-P<sub>i</sub>?

風向 90°に対して, ΔP<sub>i0</sub>=1.17q<sub>H</sub>-P<sub>i</sub>?

この結果は、一様流の  $\Delta P_{10} - q_H$ の関係よりも自然風を模擬した 境界層流では必要内圧は遥かに小さい。このことから、計測に は至っていないが構造安定化に要する内圧増分  $\Delta P_{is}$  について も同様の傾向にあると類推できる。



Fig. 29-b) Internal pressure to stabilize the structure (shear flow)

#### 5. 柔模型の風圧性状

#### 5.1 膜体変形による風圧性状への影響

風圧による膜体の変形が、風圧分布にどのように影響するか検 討を行った。境界層流では風速依存性の影響がほとんど生じな いことが確認されていることから(Fig.17-b)を参照)、Fig.30の模型 頂部付近での外圧係数の実験風速による差異は、Reynolds 数 の影響ではなく膜体変形によるものと判断される。



Fig.30 Wind pressure coefficients at the longitudinal cross-section of dome

# 5.2 平均風圧分布性状

以下に示される平均風圧係数は、膜座屈の限界に相当する変形状態を想定し、実験風速が模型頂部相当で V<sub>H</sub>=11.4m/s(地盤 上 40mm の 8m/s に対応)の条件で求めたものである。

Fig.31 は境界層流での平均風圧係数分布を示したものであり, 風圧分布は縞模様であるといった風圧性状は剛模型と同様であ るが,風圧係数は正負共に強い値を示している。そのため,設 計時には変形を考慮し風圧係数の割増を行う必要があると推察 される。また,この割増係数は膜体の変形によって大きく異なる と推察され, Fig.31 が Photo.2 の状態での風圧分布であること から,変形性状や瞬間値等について考慮する必要がある。



Fig.31 Distributions of wind pressure coefficient for the flexible model



Photo.2 Pressure flexible models used in a wind tunnel test

Fig.32 は、柔模型による一様流と境界層流の平均風圧係数および形状が異なるが G.Beger(半球形)<sup>L18)</sup> と同じライズ比 fD=0.5 の風方向中心線上の風圧係数を比較したものである。 結果は見つけ面が同等である風向 90°は G.Beger の結果(一 様流)と類似した値を示している。また、一様流より境界層流の方 が、特に頂部近傍の負圧に関して大きく相違する。これは、 Fig.17 の剛模型の結果と背反するものである。なお、模型後部 で僅かに正の圧力が認められるのは、半球形と後部に長い形 状の相違によるもので、剛模型の結果と同じ傾向にある。



Fig.32 Comparison with shear/uniform flow and G.Beger's results

## 5.3 柔模型の外圧と内圧の変動特性

Fig.33 は内圧と Fig.22 に示した A, B, C の 3 点の時刻歴波 形であり、Fig.34 はそれぞれの自己相関係数分布である。A 点 と B 点は値としては正負異なるが互いに相関性があることが時 刻歴波形からも見て取れる。また、自己相関から、内圧と C 点は 僅かに相関性を持つが、A, B 両点とは無相関であると判断され る。また、内圧変動の自己相関関数は、周期性(0.18sec)の強い 分布を示すが、これは振動数の換算では n=56Hz に相当し、コ ンプレッサーの脈動によるものと考えられる。この脈動による影 響は、僅かに C 点の変動に影響するが、高い圧力を示す A 点 および B 点ではほとんど無視できる。



Fig.33 Fluctuation of external pressure and internal pressure



Fig.34 Comparison of auto-correlation function for the external pressure and internal pressure

Fig.35 は、柔模型と剛模型と対比する意味で Fig.22 に示される A, B, C 点の近傍における変動風圧に関してパワースペクトルを示している。さらに、同時に計測した内圧の変動パワースペクトルについても計算し併せて検討した。なお、縦軸の nSp(n)は、基準速度圧 qHとの比、すなわち外圧係数 Cpe あるいは内圧係数 Cpi によって表示されている。

図から,柔模型においても剛模型と同様,2Hz 付近のスウィッ チングおよび 6Hz 付近の馬蹄形渦による振動数域において卓 越したエネルギーピークが認められる。また、剛模型との差異と しては、たとえば風向 0°の場合、エネルギーピークの最大値 が剛模型の0.035に対して柔模型では0.11のように遥かに大き な変動を示している。これは、強風時の膜体のはためきや変形 状態などから強い乱流剥離の状態にあるものと推察される。な お、55Hz 付近の極めて鋭いスペクトルピークは、内圧を与える コンプレッサーの脈動に相当するが、変動エネルギーには大き く影響しない。



Fig.35 Power spectra of external pressure at point A (flexible model)



Fig.36 Power spectra of external pressure at point B&C (flexible model)

#### 6. 外圧係数の評価

これまでドーム形状の設計用風圧係数は, ECCS<sup>61)</sup>規準, 日本建築学会指針<sup>62)</sup>, NJ.Cook<sup>63)</sup>, 丸田<sup>64)</sup>によって提案されてきた。これらは, 球形ドームに関するもので角丸長方形(楕円)平面については1章で記述した個々の研究は示されているが, 設計値提案に至るまでには至っていない。本論文では, 5章までの結果を踏まえ, 平均風圧係数およびピーク風圧の評価手法について検討した。

6.1 外圧コンターによる評価方法

前述されたように風圧係数コンター分布が、中心線上を最大としたドーム形状の建築物に対しほぼ横縞な分布であることから、設計用風圧係数については、NJ.Cook<sup>63)</sup>の球形ドームの場合と同じ手法により提案を試みた。

Fig.37 に示すような s/S および f/D を変数とし, Fig.38 にそれぞ れ横軸と縦軸に対応させプロットすることによって表した。なお, s, S, f, D はそれぞれ曲率半径に対する測定孔までの弧の長さ, 曲率半径に対する円弧長さ, 模型ライズ, 風方向模型長さであ る。



# 6.2 角丸長方形平面の peak 外圧係数の評価

外装材にかかる風荷重の研究は、この 20 年間に目覚ましく、 Peak-factor approach<sup>6.5)</sup>による適用など多くの研究者 <sup>6.6),67)</sup>によって進められてきた。これまで、丸田 <sup>6.8</sup>は非線形回帰式に基づいた長方形断面柱に関するピーク風圧係数の評価方法を下式の Peak-factor approach により提案してきた。本論文では、これをさらに角丸長方形平面のドームに適用したものであり、2 章に示した剛大模型の全てのライズ比の全風向データに対して整理・検討したものである。

$$C_{pe,peak} = C_{pe,mean} + g \cdot C_{pe,rms} \tag{6}$$

ここに、C<sub>pe,peak</sub>は、ピーク外圧係数、C<sub>pe,mean</sub>は平均外圧係数、gは peak factor、C<sub>pe,rms</sub>は変動風圧係数である。

式(6)のピーク外圧係数は、既知の平均外圧係数 C<sub>pemean</sub> に対し 推定するもので、C<sub>pemean</sub> に対する Peak-factor および変動外圧係 数 C<sub>perms</sub> の関係を回帰させることによって与えられるとしてい る。

式(7)および式(8)はそれぞれピーク外圧係数の最大値および 最小値に関する peak-factor と変動外圧係数の全てのデータに 対応させた回帰式を示している。特に、Cperms は、外気流の乱 れに大きく依存することから、模型の代表高さ H(ライズに対応) 相当の乱れの強さ I<sub>H</sub>の関数で表されている。

$$g_{max} = \frac{\bar{C}_{pe} + 0.16}{\bar{C}_{pe}^{2} + 0.24} + 3.2$$

$$g_{min} = \frac{\bar{C}_{pe} - 0.55}{\left(\left|\bar{C}_{pe} + 0.1\right|^{2} + 0.1\right)} - 2.0 \qquad (7)$$

$$\sigma_{v} = 2 \cdot I_{tH} \cdot \left|\bar{C}_{pe}\right| + 0.02 \cdot \left[\frac{1}{\bar{C}_{pe} + 0.09} + \left(\bar{C}_{pe} + 0.2\right)^{2}\right]$$
(8)

ここに、 $I_{\rm H}$ は高さHでの変動風速の乱れの強さ、 $\sigma_v$ は変動風速の標準である。

Fig.39 は, ライズ比 f/D=0.5 の場合の角丸長方形平面を有す る最少曲面積形態の空気膜構造模型(剛模型)に対し, 地表面粗 度区分IV(α=0.27), 縮尺 1/250 の風洞実験によるピーク外圧係 数と式(6)による解析値との比較を示している。



Fig.39-a) Peak-factor g (Wind direction 0° and 90°)



Fig.39-b) Fluctuating pressure coefficients C<sub>pe,ms</sub> (Wind direction 0° and 90°)



Fig.39-c) Comparison with experimental data and equation for peak-pressure coefficients (Wind direction 0° and 90°)

Fig.40 は、一例として最大外圧係数  $C_{pe,max}$ 、及び最小外圧係数  $C_{pe,max}$ のコンター分布として、風洞実験値と平均外係数を基に Peak-factor approach によって推定された解析値を比較したもので、ライズ比 f/D=0.5 について示している。

全てのケースにおいて、ピーク外圧係数分布は類似している。とくに、対象としているドーム形式の建築物に対しては Peak-factor approach によるピーク風圧の評価について有効であると判断された。







# 6.3 割増係数

前述した剛模型と柔模型の実験結果から風圧係数に割増しを 行う必要があると判断された。Table 3 は剛模型と柔模型の実験 結果を風向0°と90°おいて平均とPeak について整理しても のである。平均風圧係数は 1.2~1.3 倍, Peak に関しては正の 圧力を1.1倍, 負の圧力 1.5~2.0 倍するという結果を示した。こ の値は境界層流下において剛模型の風圧係数がほぼ変化しな いことに対して, 柔模型では風速が高まるにつれて変形の増大 に伴う風圧係数の増大が考えられることから, 設計時に許容す る膜体の変形量によって前後すると推察される。

 Table 3
 Additional rates of flexible model to solid model value for external pressure coefficients.

Model type	Sign Mear	0°		90°			
		Maan	Max	Min	Mean	Max	Min
		Weall	peak	peak		peak	peak
Solid	+	0.56	2.13		0.40	2.05	
	—	-0.85		-2.31	-0.62		-1.78
Flexible	+	0.6	2.38		0.48	2.32	
	—	-1.17		-4.60	-0.81		-2.81
Additional	+	1.08	1.12		1.20	1.14	
rate	_	1.39		2.00	1.31		1.57

\*Each value means the maximum value in every pressure ports on a model

# 7. まとめ

今回,角丸長方形平面をもち,かつ最小曲面積形態をなす空 気膜構造物に対して剛模型と柔模型を用いた風洞実験を行い, 膜体に作用する平均および変動風圧の性状,膜体の変形性状, 強風時の膜変形に対する内圧制御について検討し,併せて空 気膜ドーム設計に必要な外圧係数の平均・変動・ピーク値につ いていくつかの提案を試みた。以上の検討に対する要約は,以 下の通りである。

- 1) 風圧係数分布は、剛模型・柔模型ともに、一様流、境界層流 を問わず風直行方向に横縞の分布をなす傾向を示す。
- 2) 剛模型の変動特性は、風上部において馬蹄形渦とそのスウ ィッチング現象が発生し、それぞれの2Hzと6Hz振動数を もつことが、変動風圧のパワースペクトルピークおよび時刻

データに基づく風圧係数アニメーションから確認できた。こ の影響は模型頂部方向に伝搬する。柔模型の変動特性に おいても、同様の変動が認められ、特に膜体のはためきや 変形による強い乱流剥離から模型頂部において剛模型より 遥かに大きいエネルギーピークを示した。

- 3) 実験模型のストローハル数は, 亜臨界~臨海域に相当する 範囲で約0.2 から約0.1 へ減少した。
- 4) 空気膜構造の安全強度に必要な内圧は、ニューマチック構 造設計基準およびドイツ郵政省の G.Beger の研究による提 案値(半球形:0.7q 以上)が、ドーム形状が異なるものの一様 流の風洞実験から得られる数値に近似していることがわかっ た。合わせて、ライズ比 fD=0.5 に対応させた場合、風向 0° に対して  $\Delta C_{ps}=0.56q_H - P_i$ 、風向 90° に対して  $\Delta C_{ps}=0.64q_H - P_i$ を得た。
- 5) 無風時の膜体形状に復帰させるのに必要な内圧増分は, 一 様流では風向 0°に対して  $\Delta C_{p0}=2.71q_H-P_i$ , 風向 90°に 対して  $\Delta C_{p0}=1.91q_H-P_i$ となり, 安全強度に必要な内圧増分 に比べ著しく高い値を示した。また, 境界層流では一様流に 比べて遥かに小さく, 風向 0°に対して  $\Delta C_{p0}=1.74q_H-P_i$ , 風向 90°に対して  $\Delta C_{p0}=1.17q_H-P_i$ であった。
- 6) 外圧コンターによる設計用外圧係数評価は、ライズ比 fD と ドーム位置を変数とする N.J.Cook の平均外圧係数算定の ためのコンター図を発展させ、平均・変動・ピークのコンター 分布として提案した。
- 7) 既知の平均外圧係数に対して推定する Peak-factor approach によるピーク風圧係数の評価方法を提案し、ドー ム形式の建築物に対する適用において、解析値と実験値の 良好な Fitting を示した。
- 8) 剛模型と柔模型の外圧特性に関する比較から、従来の剛模型に対しては柔模型の強風時の変形による風圧倍率を考慮する必要が検討され、割増係数は、平均風圧係数に対しては正負共に1.2~1.3 倍、そして Peak 風圧に関しては正の圧力に対し1.1 倍、負の圧力に対し1.5~2.0 倍の値を示した。

今後,空気膜構造の構造設計指針等への適用に向けて,さら にライズ比の異なる柔模型による検討を考慮している。 [参考文献]

- 1.1)Kazuo Ishii, [Membrane Structures in Japan], SPS Publishing Company, 1995
- 1.2) 石井一夫編,「Membrane Designs and Structures in the world」, 新建築社, 1999
- 1.3)日本膜構造協会、「膜構造-その現状と展望」、平成23年
- 1.4)川村純夫,木本英爾,木内龍彦,「円筒状及び半球状空気
   膜構造の風による挙動」,第6回風工学シンポジューム, 1980, pp.263-270
- 1.5)木内龍彦,川村純夫,「ニューマチック構造の耐風性に関する研究(その6・自然風による膜の挙動)建築学会大会,1981
- 1.6)木内龍彦,川村純夫,「ニューマチック構造の耐風性に関す る研究(その 7・半円筒形の風圧力および高ライズ中間供試 体の実測),建築学会大会,1982
- 1.7)谷口徹郎,川村純夫,他2名,「ニューマチック構造の耐風 性に関する研究(その10・剛模型による風洞実験),建築学 会大会,1985
- 1.8)中山昌尚,石井一夫,他2名,「球状空気膜構造に関する風 洞実験(その2・平均風圧係数)」,建築学会大会,1984
- 1.9)中山昌尚, 石井一夫, 他2名, 「球状空気膜構造に関する風 洞実験(その 3・柔模型を用いた変形測定)」, 建築学会大会, 1985
- 1.10)叉木嘉浩,岩佐義輝,他2名,「低ライズ補強空気膜構造 に作用する風圧力について-平均風圧係数の性状-」,建築 学会大会,1984
- 1.11)岡田章, 深尾泰三, 他2名, 「低ライズ補強空気膜構造の 実大構造実験及び内圧制御システム(その2)積雪時・強風 時における内圧制御について」, 建築学会大会, 1985
- 1.12)村田英俊, 岩佐義輝, 他 2 名, 「低ライズ補強空気膜構造 屋根面の風圧分布性状」, 建築学会大会, 1985
- 1.13)金子俊幸,藤井邦雄,杉崎健一,「空気膜構(造エアーサ ポートドーム)の実大模型実験(その3)風圧力の測定」,建 築学会大会1985
- 1.14)吉田正邦,鈴木雅靖,「中規模空気膜構造の屋根面風圧 性状の実測」,第 10 回風工学シンポジューム, 1988, pp.61-66
- 1.15)本郷剛,藤野登,「空気膜構造の風圧力に関する実験的研 究」,昭和43年度東北大学卒業論文
- 1.16)最上公彦,「空気膜構造の風圧力に関する二・三の実験的 研究」,東北大学修士論文,昭和44年2月15日
- 1.17)木内龍彦,川村純夫,「ニューマチック構造の耐風性に関 する研究(その2・膜の静的変形)」,建築学会大会,1978
- 1.18)旭岡和安訳、「ニューマチック・ストラクチャーの風洞実験、 ドイツ郵政省ラジオ・テレビ技術局:G.Beger」、太陽工業、 1967.9
- 1.19)日本建築センター・空気膜構造協会,「ニューマチック構 造設計基準・同解説」,昭和45年

- 1.20)日本膜構造協会,「膜構造ーその現状と展望」, 平成3年3 月
- 2.1)丸田栄蔵・亀井勇,建築物周辺気流に関する風洞実験方法(第 III 報 大気乱流境界層の Simulation)日本大学生産工 学部報告 A,昭和 56 年
- 2.2)日本建築学会編,「建築物荷重指針・同解説」, 2004
- 2.3) 石井一夫,「空気膜構造について-その設計法と実施例及 び問題点」,空気膜構造の研究22,太陽工業
- 2.4)E.Maruta, 「Wind tunnel tests of the wind pressure on a detached-house at a large geometric scale」, Proceedings of International Conference in Roomvent, Coimbla, 2004, Sept. 5-8
- 3.1)B.G.Newman, U.Ganguli, S.C.Sheivastava, [Flow over Spherical Inflated Buildings], Journal of Wind Engineering and Aerodynamics17, 1984, p.305-327
- 3.2)三原宏昭,「軸長比1:3の三次元楕円柱の風応答性状について」,日本建築学会大会学術講演梗概集, 2001年 9月
- 6.2)日本建築学会編,「建築物荷重指針·同解説」, 1993.6
- 6.3)N.I.Cook, 「The designer's guide to wind loading of building structures-Part 2 Static structures」, Butterworce, 1990
- 6.4)E. Maruta, K. Fujii, T. Hongo, <sup>[</sup>Design Value Suggestion for Wind Pressure On Basic Dome Shapes], International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and Its Applications Kyoto, 1988
- 6.5)N.J. Cook, 「Calibration of the quasi-static and peak-factor approaches to the assessment of wind loads against the method of Cook and Mayne」, J. of W.E.I.A.10, 1982, pp.315-341
- 6.6)Q.S. Li, W.H. Melbourne, 「An experimental investigation of the effects of free-stream turbulence on stream-wise surface pressure in separated and reattaching flows」, J. of W.E.I.A, 77&78, 1998, pp.217-231
- 6.7)Y. Uematsu, N. Isymov, 「Peak gust pressure acting on the roof and wall edges of a low-rise building」, J. of W.E.I.A.77&78, 1998, pp. 217-231
- 6.8)丸田榮藏・中尾武史,「建物表面に作用するピーク風圧の特 性と評価,その2 ピーク風圧の評価方法」,建築学会大会 梗概集,2003

# STUDY ON WIND PRESSURE ACTING ON PNEUMATIC DOME AND INTERNAL PRESSURE CONTROAL TO STABILIZE THE STRUCTURE

(Wind tunnel tests for dome models with configuration of the rounded rectangular plan and the minimum surface area)

Yuuki Katou<sup>\*1)</sup> Eizo Maruta<sup>\*2)</sup>

# SYNOPSIS

This paper is concerned with wind tunnel experiments for dome models with configuration of the rounded rectangular plan and the minimum surface area and discussed the wind pressure acting solid model made of epoxy resin and flexible models made of silicon of 0.5mm thickness which were made by geometric scale 1/250, and the internal pressure of pneumatic dome or its control method; setting the laser displacement device, in strong winds. In wind tunnel tests which were conducted in the boundary layer flow and uniform flow; using rise ratio f/D=0.15, 0.3 and 0.5, the characteristics of mean, fluctuating, and peak pressure, the estimation to wind loading for pneumatic domes and the internal pressure control method to stabilize the structure are discussed.

<sup>\*1)</sup> Graduate Student, Department of Architectural Engineering, College of industrial Technology, Nihon University

<sup>\*2)</sup> Dr. Eng. Prof. Department of Architectural Engineering, College of industrial Technology, Nihon University